

СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА
BUILDING AND ARCHITECTURE

УДК 624.074.43

DOI: 10.21822/2073-6185-2022-49-1-112-121

Оригинальная статья /Original Paper

Напряженно-деформированное состояние двухслойных армоцементных оболочек в условиях пожара

А.В. Журтов¹, Т.А. Хежев¹, Г.Н. Хаджишалапов², А.А. Карданов¹, М.А. Шогенцуков¹

¹ Кабардино-Балкарский государственный университет,
¹360004, г. Нальчик, ул. Чернышевского, 173, Россия,

² Дагестанский государственный технический университет,
²367026, г. Махачкала, пр. Имама Шамиля, 70, Россия

Резюме. Цель. Целью исследования является разработка методики расчета несущей способности двухслойных армоцементных оболочек на силовые и температурные воздействия в условиях пожара. Указанные конструкции состоят из огнезащитного слоя, выполненного из вермикулитобетона, а также несущего слоя из мелкозернистого бетона, армированного сеткой. **Метод.** Решение выполняется в физически нелинейной постановке с использованием деформационной теории пластичности бетона Г.А. Гениева. При получении разрешающих уравнений применяется теория пологих оболочек В.З. Власова. Физически нелинейная задача сводится к последовательному решению упругих задач для конструкции, физико механические параметры которой являются функциями координат x , y , z . Решение выполняется методом конечных элементов в сочетании с методом Ньютона-Рафсона. Учитывается зависимость характеристик материалов конструкции от температуры. Температурное поле предполагается функцией только одной координаты z , и для его определения используется метод конечных разностей. **Результат.** Представлены результаты численного моделирования натуральных экспериментов в огневой камере для однослойных и двухслойных оболочек. Выявлены некоторые отклонения, обусловленные с одной стороны неточностями эксперимента и погрешностями теории с другой стороны. **Вывод.** Обнаружено существенное влияние граничных условий на процесс деформирования конструкции. При закреплении опорного контура по x и y наблюдался выгиб оболочки, что согласовалось с экспериментальными данными, а в случае свободно скользящего опорного контура точки конструкции перемещались исключительно вниз. В целом, совпадение результатов с экспериментальными данными достаточно хорошее, что позволяет использовать методику для расчета реальных конструкций.

Ключевые слова: армоцементная оболочка, стандартный пожар, несущая способность, напряженно-деформированное состояние, метод конечных элементов

Для цитирования: А.В. Журтов, Т.А. Хежев, Г.Н. Хаджишалапов, А.А. Карданов, М.А. Шогенцуков. Напряженно-деформированное состояние двухслойных армоцементных оболочек в условиях пожара. Вестник Дагестанского государственного технического университета. Технические науки. 2022; 49(1): 112-121. DOI:10.21822/2073-6185-2022-49-1-112-121

Stress strain state of double-layered ferrocement shells under the fire condition

A.V. Zhurtov¹, T.A. Khezhev¹, G.N. Khadzhishalapov², A.A. Kardanov¹, M.A. Shogentsukov¹

¹H.M. Berbekov Kabardino-Balkarian State University,
¹173 Chernyshevsky Str., Nalchik 360004, Russia,

²Daghestan State Technical University,
²70 I. Shamilya Ave., Makhachkala 367026, Russia

Abstract. Objective. Development of a method for calculating the bearing capacity of two-layer reinforced cement shells for force and temperature effects in a fire. These structures consist of a fire-retardant layer made of vermiculite concrete, as well as a carrier layer of fine-grained concrete

reinforced with mesh. **Method.** The solution is carried out in a physically nonlinear formulation using the deformation theory of concrete plasticity by G.A. Geniev. In obtaining the resolving equations, the theory of shallow shells by V.Z. Vlasov is used. The physically nonlinear problem reduces to the sequential solution of elastic problems for a structure whose physicomaterial parameters are functions of the x , y , z coordinates. The solution is carried out by the finite element method in combination with the Newton-Raphson method. The dependence of the characteristics of construction materials on temperature is taken into account. The temperature field is assumed to be a function of only one z coordinate, and the finite difference method is used to determine it. **Result.** the results of numerical simulation of full-scale experiments in a fire chamber for single-layer and two-layer shells are presented. Some deviations are revealed, caused on the one hand by inaccuracies of the experiment and errors of the theory on the other hand. **Conclusion.** A significant influence of the boundary conditions on the process of deformation of the structure was found. When the support contour was fixed along x and y , a shell bend up was observed, which was consistent with experimental data, and in the case of a freely sliding support contour, the structural points moved exclusively downward. In general, the agreement between the results and experimental data is quite good, which allows us to use the methodology for calculating real structures.

Keywords: ferrocement shell, standard fire, bearing capacity, stress-strain state, finite element method

For citation: A.V. Zhurтов, T.A. Khezhev, G.N. Khadzhashalapov, A.A. Kardanov, M.A. Shogentsukov. Stress-strain state of two-layer reinforced cement shells under fire conditions. Herald of Daghestan State Technical University. Technical Sciences. 2022; 49(1):112-121. (In Russ.) DOI:10.21822/2073-6185-2022-49-1-112-121

Введение. Проблема определения предела огнестойкости строительных конструкций является весьма актуальной задачей. В качестве одного из методов ее решения выступает натурное испытание моделей конструкций в условиях стандартного пожара. Однако такой метод достаточно дорог и для некоторых конструкций практически неосуществим вследствие ограниченности размеров имеющихся огневых камер.

Альтернативой натурным испытаниям может служить численный эксперимент. Задача определения предела огнестойкости включает в себя 2 подзадачи: определение нестационарного температурного поля, а также расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) конструкции в каждый момент времени. При этом указанные подзадачи, как правило, решаются несвязно, то есть предполагается, что изменение напряженно-деформированного состояния конструкции не приводит к изменению температурного поля.

Постановка задачи. Целью настоящей работы является разработка методики расчета напряженно-деформированного состояния двухслойных армоцементных оболочек на силовые и температурные воздействия в условиях пожара.

Двухслойные армоцементные оболочки представляют собой строительные тонкостенные пространственные конструкции с высокой степенью огнестойкости. Их можно применять в зданиях первой степени огнестойкости. Такие конструкции включают конструктивный слой толщиной 20-50 мм из армоцемента и огнезащитный слой толщиной 15-25 мм из вермикулитобетона. Каждый из слоев в процессе бетонирования армируется тканой сеткой. Предел огнестойкости двухслойных конструкций по сравнению с однослойными повышается за счет интенсивной теплоотдачи с необогреваемой поверхности.

Методы исследования. Вопросам расчета температурного поля в условиях пожара посвящено большое количество публикаций, в том числе [1-10]. Наиболее часто для решения данной задачи применяется метод конечных элементов (МКЭ) и программный комплекс ANSYS [1-2]. Помимо МКЭ для расчета распределения температуры используется метод конечных разностей [6-9] и метод Рунге-Кутты [3-5]. Имеются также публикации по аналитическому решению нестационарной задачи теплопроводности [10].

Что касается второй подзадачи – расчета НДС конструкций в условиях пожара, в данном направлении публикаций относительно немного. В работе К.Р. Айдемирова [11] для подверженной нестационарному температурному полю оболочки рассматривается построение кинематических уравнений теории тонких оболочек в квадратичном приближении, физических соотношений для нелинейно-упругого материала, а также уравнений равновесия и краевых условий. Используется вариационный принцип Лагранжа, а также соотношения теории малых упругопластических деформаций А.А. Ильюшина.

В работе О.В. Мкртычева и Д.С. Сидорова [12] с использованием программного комплекса ANSYS производится расчет монолитного железобетонного здания на действие силовых эксплуатационных нагрузок и высоких температур в условиях пожара. Предварительно для верификации расчетных моделей выполняется сравнение с результатами натурных экспериментов для железобетонных плит, проведенных в НИИЖБ. Аналогичная задача решается при помощи конечно-элементного моделирования в программном комплексе ЛИРА в работе Н. Руколлах [13].

Необходимо отметить, что при нагреве конструкции, вследствие зависимости физико-механических характеристик материала от температуры, возникает так называемая косвенная неоднородность, которая может существенно влиять на напряженно-деформированное состояние. Учет этого явления в существующих программных комплексах весьма затруднен. Влияние неоднородности на НДС строительных конструкций исследовалось в работах В.И. Андреева, Б.М. Языева, А.С. Чепурненко [14-18], однако в указанных публикациях не рассматривались условия пожара.

В статьях [19-20] приводятся методики расчета температурного поля в двухслойных армоцементных конструкциях. Однако вопросы определения напряженно-деформированного состояния в указанных публикациях остаются незатронутыми.

При определении напряженно-деформированного состояния двухслойных оболочек мы будем опираться на деформационную теорию пластичности бетона Г.А. Гениева [21]. Касательный модуль при использовании этой теории, определяется как функция интенсивности сдвиговых деформаций:

$$E(\Gamma) = E_0 \left(1 - \frac{\Gamma}{\Gamma_s} \right), \quad (1)$$

где E_0 – начальный модуль упругости бетона, $\Gamma = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{(\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 - \varepsilon_1 \varepsilon_2)}$ – интенсивность сдвиговых деформаций, ε_1 и ε_2 – главные деформации, Γ_s – предельная интенсивность сдвиговых деформаций, которая зависит от характера напряженного состояния:

$$\Gamma_s = \Gamma_c k(\lambda, \delta). \quad (2)$$

В формуле (3) Γ_c представляет предельную интенсивность сдвиговых деформаций при чистом сдвиге, параметр k определяется по формуле:

$$k(\lambda, \delta) = \frac{\lambda(1+\delta)}{2} + \sqrt{\frac{\lambda^2(1+\delta)^2}{4} + (1+\delta)}, \quad (3)$$

где $\lambda = \frac{f \sigma_{cp}}{T}$, $T = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2}$ – интенсивность касательных напряжений, $\sigma_{cp} = (\sigma_1 + \sigma_2)/3$ – среднее напряжение, параметр f определяется по формуле:

$$f = \frac{3T_c (R_b - R_{bt})}{R_b R_{bt}}, \quad (4)$$

где R_b и R_{bt} – соответственно прочность бетона на сжатие и растяжение, T_c – предельная интенсивность касательных напряжений.

Параметр δ в формуле (3) при двухосном напряженном состоянии определяется как:

$$\delta = e \frac{3\sqrt{3}(\sigma_1 - \sigma_{cp})(\sigma_2 - \sigma_{cp})(-\sigma_{cp})}{2T^3}, \quad (5)$$

где $e = \frac{R_b R_{bt}}{3T_c^2} - 1$.

Деформации бетона представляются как сумма упругих и вынужденных деформаций $\varepsilon_{b,\theta}$, которые включают деформации температурного расширения и усадки:

$$\varepsilon_{bx} = \frac{1}{E_b}(\sigma_{bx} - \nu\sigma_{by}) + \varepsilon_{b,\theta}; \varepsilon_{by} = \frac{1}{E_b}(\sigma_{by} - \nu\sigma_{bx}) + \varepsilon_{b,\theta}; \gamma_{xy} = \frac{2(1+\nu)}{E_b}\tau_{bxy}. \quad (6)$$

В формулах (6) модуль деформации бетона E_b , а также коэффициент Пуассона предполагаются функциями координат x, y, z , а также времени t .

Изгибающие моменты и продольные силы представляют сумму усилий, воспринимаемых арматурой и бетоном:

$$M_x = M_{bx} + M_{sx}; M_y = M_{by} + M_{sy}; N_x = N_{bx} + N_{sx}; N_y = N_{by} + N_{sy}. \quad (7)$$

Моменты и продольные силы, воспринимаемые бетоном, определяются как:

$$M_{bx} = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{bx} z dz; M_{by} = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{by} z dz; N_{bx} = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{bx} dz; N_{by} = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{by} dz. \quad (8)$$

Усилия, воспринимаемые арматурой, записываются в виде:

$$N_{sx} = \sum_{i=1}^n \sigma_{sx,i} A_{sx,i}; N_{sy} = \sum_{i=1}^n \sigma_{sy,i} A_{sy,i}; M_{sx} = \sum_{i=1}^n \sigma_{sx,i} A_{sx,i} z_{sx,i}; M_{sy} = \sum_{i=1}^n \sigma_{sy,i} A_{sy,i} z_{sy,i}, \quad (9)$$

где $A_{sx,i}$ и $A_{sy,i}$ – площади поперечного сечения стержней i -го слоя на 1 погонный метр длины, $z_{sx,i}$ и $z_{sy,i}$ – расстояния от срединной поверхности оболочки до i -го слоя армирования.

Армирующие стержни предполагаются расположенными вдоль главных направлений кривизн, совпадающих с осями x и y .

В качестве геометрических уравнений будем использовать соотношения теории пологих оболочек В.З. Власова.

Полные деформации бетона представляют собой сумму деформаций средней поверхности и деформаций, вызванных изменением кривизны:

$$\varepsilon_{bx} = \varepsilon_x^0 + z\chi_x; \varepsilon_{by} = \varepsilon_y^0 + z\chi_y; \gamma_{bxy} = \gamma^0 + 2z\chi_{xy}. \quad (10)$$

Деформации срединной поверхности определяются по формулам:

$$\varepsilon_x^0 = \frac{\partial u}{\partial x} + k_x w; \varepsilon_y^0 = \frac{\partial v}{\partial y} + k_y w; \gamma^0 = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, \quad (11)$$

где u и v – перемещения срединной поверхности, w – прогиб, k_x и k_y – главные кривизны.

Изменения кривизн определяются по формулам:

$$\chi_x = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}; \chi_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}; \chi_{xy} = -\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}. \quad (12)$$

Величины $\varepsilon_x^0, \varepsilon_y^0, \gamma^0, \chi_x, \chi_y, \chi_{xy}$ назовем обобщенными деформациями.

На основе соотношений (6)-(10) могут быть получены следующие соотношения между внутренними усилиями и обобщенными деформациями в матричном виде:

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ S \\ M_x \\ M_y \\ H \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & 0 & C_{11} & C_{12} & 0 \\ B_{12} & B_{22} & 0 & C_{12} & C_{22} & 0 \\ 0 & 0 & B_{33} & 0 & 0 & C_{33} \\ C_{11} & C_{12} & 0 & D_{11} & D_{12} & 0 \\ C_{12} & C_{22} & 0 & D_{12} & D_{22} & 0 \\ 0 & 0 & C_{33} & 0 & 0 & D_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma^0 \\ \chi_x \\ \chi_y \\ 2\chi_{xy} \end{Bmatrix} = [D] \{ \varepsilon \} - \{ N_{\varepsilon} \}. \quad (13)$$

где $N_{x,\varepsilon}, N_{y,\varepsilon}, M_{x,\varepsilon}, M_{y,\varepsilon}$ – дополнительные фиктивные силы, обусловленные вынужденными деформациями, B_{ij}, C_{ij}, D_{ij} – интегральные жесткостные характеристики оболочки.

Для решения задачи определения напряженно-деформированного состояния оболочки, геометрические и физические уравнения должны быть дополнены уравнениями равновесия или вариационным принципом.

Чтобы использовать вариационный принцип Лагранжа, необходимо записать выражение потенциальной энергии упругой деформации, которое с учетом вынужденных деформаций принимает вид:

$$\Pi = \frac{1}{2} \int_A \{ \varepsilon \}^T (\{ N \} - \{ N_{\varepsilon} \}) dA, \quad (14)$$

где A – площадь поверхности оболочки.

При использовании метода конечных элементов задача сводится к системе уравнений, имеющей вид:

$$[K] \{ U \} = \{ F \} + \{ F_{\varepsilon} \}, \quad (15)$$

где $[K]$ – матрица жесткости, $\{ U \}$ – вектор узловых перемещений, $\{ F \}$ – вектор дополнительных фиктивных сил, вызванных вынужденными деформациями.

Элементы матрицы $[K]$ нелинейно зависят от перемещений, поэтому для расчета используются пошаговые алгоритмы.

Обсуждение результатов. В работе [19] представлены результаты экспериментальных исследований прочности однослойных и двухслойных армоцементных оболочек двойкой кризиса в условиях пожара.

На рис. 1 показаны сечения испытываемых оболочек. Армирование выполнялось при помощи двух слоев тканой сетки № 8 с диаметром проволоки 0,7 мм, а также продольной арматуры из обыкновенной проволоки В-I диаметром 5 мм (14 штук), расположенной между сетками.

Для обеспечения совместной работы вермикулитобетонного и армоцементного слоя на их стыке также располагалась тканая сетка.

Для однослойных оболочек использовался класс бетона В30, а для двухслойных – В20. Для вермикулитобетонного слоя двухслойных оболочек прочности на сжатие и изгиб соответственно $R_{сж} = 2,3$ МПа, $R_{изг} = 1,3$ МПа.

На момент испытаний возраст бетона однослойных армоцементных оболочек составлял 12 лет. Двухслойные оболочки испытывались в возрасте 6 месяцев.

Испытания проводились на совместное действие температурных и силовых нагрузок. Температурный режим соответствовал условиям «стандартного пожара» регламентированного ГОСТ 30247.0–94.

Силовые нагрузки были представлены тремя вариантами: равномерно распределенная по всей площади оболочки нагрузка – 100 кгс/м² и 200 кгс/м², а также сосредоточенная сила в середине пролета – 1600 кгс.

Экспериментальные кривые изменения перемещений во времени для однослойных и двухслойных оболочек представлены соответственно на рис. 2-3. Знаку «+» на указанных графиках соответствует перемещение вверх.

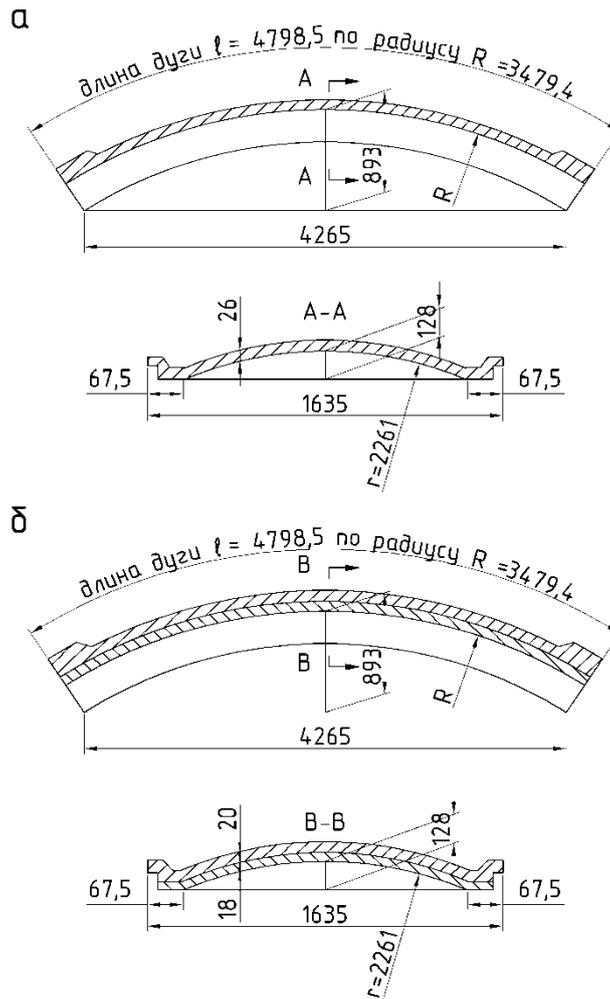


Рис. 1. Сечения однослойной (а) и двухслойной (б) оболочки
 Fig. 1. Sections of a single-layer (a) and two-layer (b) shell

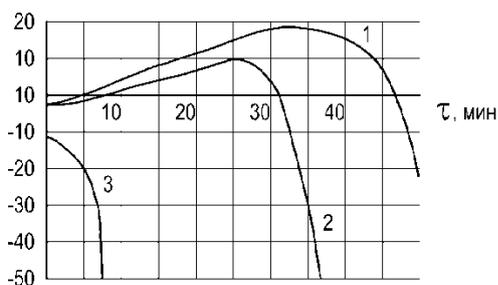


Рис. 2. Изменение перемещений (в мм) во времени для однослойных оболочек:

1 - $q = 100 \text{ кгс/м}^2$, 2 - $q = 200 \text{ кгс/м}^2$,
 3 - $F = 1600 \text{ кгс}$

Fig. 2. Change of displacements (in mm) in time for single-layer shells: 1 - $q = 100 \text{ kgf / m}^2$, 2 - $q = 200 \text{ kgf / m}^2$, 3 - $F = 1600 \text{ kgf}$

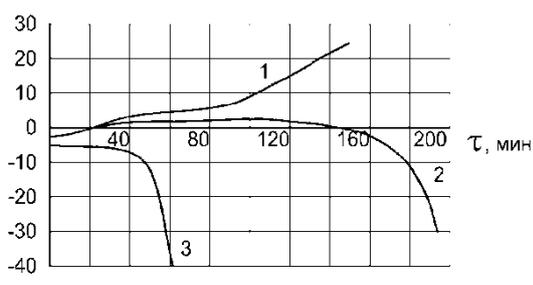


Рис. 3. Изменение перемещений (в мм) во времени для двухслойных оболочек:

1 - $q = 100 \text{ кгс/м}^2$, 2 - $q = 200 \text{ кгс/м}^2$, 3 -
 $F = 1600 \text{ кгс}$

Fig. 3. Change of displacements (in mm) in time for two-layer shells:

1 - $q = 100 \text{ kgf / m}^2$, 2 - $q = 200 \text{ kgf / m}^2$,
 3 - $F = 1600 \text{ kgf}$

При расчете нами принимались следующие допущения:

1. Температура конструкции является функцией только координаты z . Расчет температурного поля выполнялся методом конечных разностей.
2. Форма оболочки – эллиптический параболоид.

Соответствующее уравнение поверхности имеет вид:

$$z = f \left[\frac{f_1}{f} \left(2 \frac{x}{a} - 1 \right)^2 + \frac{f_2}{f} \left(2 \frac{y}{b} - 1 \right)^2 - 1 \right], \quad (16)$$

где $f = f_1 + f_2$.

Использованные в уравнении (16) обозначения приведены на рис. 4.

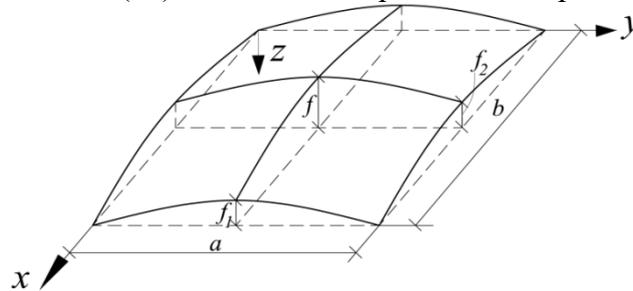


Рис. 4. Поверхность в форме эллиптического параболоида
Fig. 4. Elliptical Paraboloid Surface

Для представленных на рис. 1 оболочек: $a = 1.635$ м, $b = 4.265$ м, $f_1 = 0.128$ м, $f_2 = 0.765$ м.

На рис. 5 показан полученный в результате расчета график изменения во времени перемещений в середине пролета для однослойной оболочки при $q = 200$ кгс/м².

Правило знаков такое же, как на рис. 2 и рис. 3. При расчете принимали, что оболочка по контуру закреплена по z , края $x = 0$ и $x = a$ также закреплены по x , а края $y = 0$ и $y = b$ – по y .

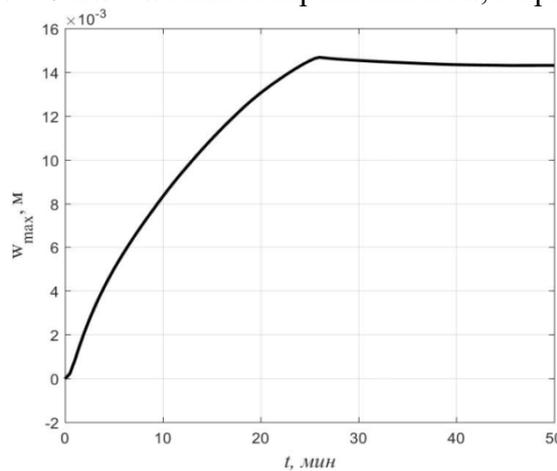


Рис. 5. Изменение во времени перемещений в середине пролета для однослойной оболочки при $q = 200$ кгс/м²

Fig. 5. Change in time of displacements in the middle of the span for a single-layer shell at $q = 200$ kgf/m²

Как и в эксперименте, на начальном этапе происходит перемещение оболочки вверх, однако расчетное значение прогиба при $t = 0$ существенно отличается от экспериментального. По результатам расчета величина w_{\max} при $t = 0$ составила 0.0205 мм, а исходя из рис. 2, экспериментальное значение примерно равно 3 мм. Такое значительное отклонение может быть объяснено смещением опорного контура в момент приложения нагрузки. Максимальная теоретическая величина перемещения $w_{\max} = 14.7$ мм хорошо согласуется с экспериментальным значением (с учетом осадки опорного контура $w_{\text{эксп}} = 10 + 3 = 13$ мм). На теоретической кривой при $t = 25$ мин наблюдается излом. Начиная с этого момента времени, матрица жесткости конструкции была близка к вырожденной, что свидетельствует о начале разрушения оболочки. Точка экстремума на кривой 2 рис. 2 также наблюдается при времени, равном 25 мин. Для случая действия нагрузки $q = 100$ кгс/м² существенной разницы во времени разрушения автором при расчете не было выявлено.

Объяснить это можно тем, что основным фактором, влияющим на несущую способность оболочки, является высокая температура. Напряжения и перемещения в начальный момент времени от приложенных в эксперименте силовых воздействий на несколько порядков ниже напряжений и перемещений, возникающих в условиях стандартного пожара. Необходимо отметить, что существенное влияние на результат расчета оказывают граничные условия. В эксперименте оболочка свободно лежала над огневой камерой, однако вследствие наличия сил трения, перемещения краев $x = 0$ и $x = a$ в направлении оси x , как и перемещения краев $y = 0$ и $y = b$ по направлению оси y были ограничены.

Нами также моделировался случай, когда все точки опорного контура могут свободно перемещаться в направлении x и y . В этом случае выгиб оболочки не наблюдался, конструкция перемещалась только вниз.

Кроме того, возможными причинами отклонения теоретических результатов от экспериментальных данных могут быть:

1. Разброс физико-механических характеристик материалов в испытываемых конструкциях и неточность их определения;
2. Возраст оболочек на момент испытания (могло иметь место изменение свойств во времени);
3. Отклонение температуры в огневой камере от условий стандартного пожара (в эксперименте температура не замерялась);
4. Введенное допущение о форме поверхности оболочки;
5. Погрешности деформационной теории пластичности Г.А. Гениева;
6. Погрешности теории пологих оболочек.

На рис. 6 представлены результаты расчета двухслойной оболочки при действии нагрузки $q = 100 \text{ кгс/м}^2$. Разрушение оболочки в течение 200 мин, как и в эксперименте, не происходит. В отличие от экспериментальных данных, существенной разницы с результатами при $q = 200 \text{ кгс/м}^2$, как и в случае однослойной конструкции, не выявлено. Также на рис. 3 в отличие от рис. 6 обращает на себя внимание заметная величина начального прогиба, вероятно, связанная со смещением опорного контура.

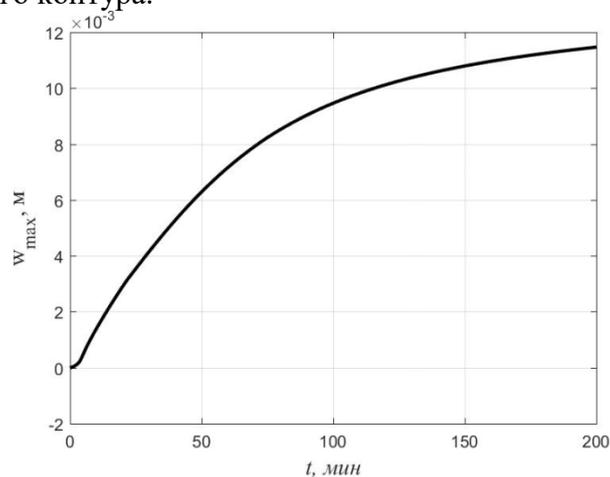


Рис. 6. Изменение во времени перемещений в середине пролета для двухслойной оболочки при $q = 100 \text{ кгс/м}^2$

Fig. 6. Change in time of displacements in the middle of the span for a two-layer shell at $q = 100 \text{ kgf/m}^2$

Вывод. Разработана методика расчета двухслойных армоцементных оболочек на термодинамические воздействия в условиях пожара с учетом физической нелинейности. В основу положена деформационная теория пластичности бетона Г.А. Гениева.

Установлено существенное влияние граничных условий на характер деформирования оболочки. При ограничении перемещений краев оболочки по x и y под действием температуры

наблюдается выгиб конструкции. При наличии возможности свободного перемещения точек опорного контура по x и y выгиб оболочки не наблюдался.

Выполнена апробация разработанной методики на имеющихся экспериментальных данных. В целом, совпадение результатов достаточно хорошее, указаны возможные причины отклонения теории от эксперимента.

Библиографический список:

1. Белостоцкий А. М., Дубинский С. И., Щербина С. В. Численное моделирование нестационарных полей температур в строительных конструкциях при пожарах // *International Journal for Computational Civil and Structural Engineering*. 2012. № 3. С.65-80.
2. Гапонова Л. В., Резник П. А. Исследование огнестойкости плиты архитектурно-строительной системы Монофант // *Коммунальне господарство міст. Серія: Технічні науки та архітектура*. 2017. № 135. С. 18-22.
3. Хабибулин Р. Ш. Устойчивость к воздействию тепловых потоков пожара горизонтальных резервуаров с нефтепродуктом : дис. канд. ... тех. наук. М. : Академия Государственной противопожарной службы МЧС России, 2010. 162 с.
4. Хабибулин Р. Ш., Сучков В. П., Швырков С. А. Устойчивость наземных горизонтальных стальных резервуаров к воздействию тепловых потоков пожара разлива нефтепродуктов // *Защита окружающей среды в нефтегазовом комплексе*. 2009. № 4. С. 39-42.
5. Хабибулин Р. Ш. Валидность компьютерной модели теплового воздействия очага пожара на резервуар с горючей жидкостью // *Технологии техносферной безопасности*. 2008. № 1. С. 6-16.
6. Рудзинский В. П., Гаращенко А. Н., Гаращенко Н. А. Теплотехнические расчеты двумерных температурных полей в конструкциях из полимерных композитов со вспучивающимся огнезащитным покрытием // *Пожаровзрывобезопасность*. 2013. Т. 22. № 8. С. 42-47.
7. Гаращенко А.Н., Суханов А.В., Гаращенко Н.А., Рудзинский В.П., Мараховский С.С. Огнезащита конструкций из полимерных композитов и оценка ее эффективности // *Пожаровзрывобезопасность*. 2009. №5. С. 15-24.
8. Гаращенко А. Н., Рудзинский В. П., Каледин В. О. Обеспечение требуемых показателей пожаробезопасности конструкций из полимерных композиционных материалов с помощью огнезащиты // *Известия ЮФУ. Технические науки*. 2013. №8 (145). С. 143-149.
9. Эль Мутассим Л. К расчету огнестойкости монолитных железобетонных конструкций зданий // *Коммунальное хозяйство городов*. 2000. № 25. С. 98-102.
10. Зайцев А. М. Методика расчета прогрева огнезащищенных стальных конструкций в условиях воздействия экстремального температурного режима пожара // *Пожаровзрывобезопасность*. 2006. Т. 15. № 6. С. 15-21.
11. Айдемиров К. Р. Задача нестационарной термпрочности оболочки // *Современные строительные материалы, технологии и конструкции*. Грозный, 2015. С. 436-443.
12. Мкртычев О. В., Сидоров Д. С. Расчет железобетонного здания на температурное воздействие // *Вестник МГСУ*. 2012. № 5. С. 50-55.
13. Рухоллах Н. Огнестойкость монолитных каркасных зданий с учетом пространственной работы // *Современные наукоемкие технологии*. 2011. № 1. С. 21-24.
14. Языев Б.М. и др. Построение модели равнопрочного толстостенного цилиндра при силовых и температурных воздействиях // *Научное обозрение*. 2014. №9, ч.3. С. 863-866.
15. Чепурненко А.С., Андреев В.И., Языев Б.М. Построение модели равнонапряженного цилиндра на основе теории прочности Мора // *Вестник МГСУ*. 2013. №5. С. 56-61.
16. Andreev V.I., Chepurnenko A.S., Yazyev B.M. Model of equal-stressed cylinder based on the mohr failure criterion // *Advanced Materials Research*. 2014. Т. 887-888. С. 869-872.
17. URL: <http://ivdon.ru/ru/magazine/archive/n1p2y2015/2816>. Дудник А.Е., Чепурненко А.С., Никора Н.И. Плоская осесимметричная задача термовязкоупругости для полимерного цилиндра // *Инженерный вестник Дона*. 2015. №1-2.
18. Дудник А.Е., Никора Н.И., Чепурненко А.С. Обратная задача для осесимметрично нагруженного толстостенного цилиндра // *Научное обозрение*. 2015. № 11. С. 74-78.
19. Хежев Т.А. Технология изготовления и огнестойкость армоцементных конструкций со слоем вермикулитобетона // *Бетон и железобетон*. 2005. № 5. С 15 – 18.
20. Хежев Т. А., Культербаев Х. П. Теплотехнический расчет огнестойкости многослойных строительных конструкций // *Вестник Кабардино-Балкарского гос. ун-та. (Сер. «Технические науки», вып. 4)*. Нальчик: КБГУ. 2000. С. 9-11.
21. Гениев Г.А., Киссюк В.Н., Тюпин Г.А. Теория пластичности бетона и железобетона. М.Стройиздат, 1974.316 с.

References:

1. Belostockij A. M., Dubinskij S. I., Shherbina S. V. Numerical simulation of unsteady temperature fields in building structures during fires. *International Journal for Computational Civil and Structural Engineering*. 2012; 3:65-80. (In Russ)
2. Gaponova L. V., Reznik P. A. Investigation of the fire resistance of the slab of the architectural and construction system Monofant. [Komunalne gospodarstvo mist. Serija: Tehnichni nauki ta arhitektura]. *Communal state of the city. Series: Technical sciences and architecture*. 2017; 135: 18-22.
3. Habibulin R. Sh. Ustojchivost' k vozdejstviyu teplovyh potokov pozhara gorizontal'nyh rezervuarov s nefteproduktom : dis. kand. ... teh. nauk. [Resistance to the effects of heat fluxes of fire of horizontal tanks with oil: dissertation for the degree of candidate of technical sciences]. M. : Akademija Gosudarstvennoj protivopozharnoj sluzhby MChS Rossii, 2010;162. (In Russ)
4. Habibulin R. Sh., Suchkov V. P., Shvyrkov S. A. Stability of ground horizontal steel tanks to the effects of heat fluxes from a fire spill of oil product.[Zashhita okruzhajushhej sredy v neftegazovom komplekse] *Environmental protection in the oil and gas industry* 2009; 4 39-42. (In Russ)

5. Habibulin R. Sh. Validity of a computer model of the thermal effect of a fire source on a tank with a combustible liquid [Технологии техносферной безопасности]. *Technologies of technosphere safety* 2008; 1: 6-16. (In Russ)
6. Rudzinskij V. P., Garashhenko A. N., Garashhenko N. A. Thermotechnical calculations of two-dimensional temperature fields in structures made of polymer composites with intumescent fire retardant coating // [Pozharovzryvobezопасnost']. *Fire and explosion safety* 2013; 22(8): 42-47. (In Russ)
7. Garashhenko A.N., Suhanov A.V., Garashhenko N.A., Rudzinskij V.P., Marahovskij S.S. Fire protection of structures made of polymer composites and assessment of its effectiveness. [Pozharovzryvobezопасnost']. *Fire and explosion safety* 2009; 5: 15-24. (In Russ)
8. Garashhenko A. N., Rudzinskij V. P., Kaledin V. O. Providing the required fire safety indicators for structures made of polymer composite materials using fire protection. [Izvestija JuFU. Tehnicheskie nauki]. *Izvestiya SFedU. Technical science*. 2013; 8 (145): 143-149. (In Russ)
9. Jel' Mutassim L. To the calculation of fire resistance of monolithic reinforced concrete structures of buildings. [Kommunal'noe hozjajstvo gorodov]. *Utilities of cities* 2000; 25: 98-102. (In Russ)
10. Zajcev A. M. Method of calculating the heating of fire-protected steel structures under the influence of extreme temperature conditions of the fire [Pozharovzryvobezопасnost']. *Fire and explosion safety* 2006; 15(6): 15-21. (In Russ)
11. Ajdemirov K. R. The problem of unsteady heat resistance of the shell. [Sovremennye stroitel'nye materialy, tehnologii i konstrukcii]. *Modern building materials, technologies and designs*. Groznyj, 2015; 436-443. (In Russ)
12. Mkrtychev O. V., Sidorov D. S. Calculation of a reinforced concrete building on the temperature effect. [Vestnik MGSU] *Bulletin of MGSU*. 2012; 5: 50-55. (In Russ)
13. Ruhollah N. Fire resistance of monolithic frame buildings taking into account spatial work. [Sovremennye naukoemkie tehnologii]. *Modern high technologies*. 2011; 1: 21-24. (In Russ)
14. Jazyev B.M. et al. Construction of a model of an equally strong thick-walled cylinder under power and temperature influences [Nauchnoe obozrenie]. *Scientific review*. 2014; 9(3): 863-866. (In Russ)
15. Chepurnenko A.S., Andreev V.I., Jazyev B.M. The construction of a model of an equally stressed cylinder based on the Mohr failure criterion [Vestnik MGSU]. *Bulletin of MGSU*. 2013; 5: 56-61. (In Russ)
16. Andreev V.I., Chepurnenko A.S., Yazyev B.M. Model of equal-stressed cylinder based on the Mohr failure criterion. *Advanced Materials Research*. 2014; 887-888: 869-872.
17. Dudnik A.E., Chepurnenko A.S., Nikora N.I. The plane axisymmetric thermo-viscoelasticity problem for a polymer cylinder. [Inzhenernyj vestnik Dona]. *Don Engineering Bulletin*. 2015; 1-2. URL: <http://ivdon.ru/ru/magazine/archive/n1p2y2015/2816>. (In Russ)
18. Dudnik A.E., Nikora N.I., Chepurnenko A.S. The inverse problem for an axisymmetrically loaded thick-walled cylinder [Nauchnoe obozrenie]. *Scientific review*. 2015; 11: 74-78. (In Russ)
19. Hezhev T.A. Manufacturing technology and fire resistance of reinforced cement structures with a layer of vermiculite concrete [Beton i zhelezobeton]. *Concrete and reinforced concrete*. 2005; 5: 15-18. (In Russ)
20. Hezhev T. A., Kul'terbaev H. P. Thermotechnical calculation of fire resistance of multilayer building structures [Vestnik Kabardino-Balkarskogo gos. un-ta. (Ser. «Tehnicheskie nauki»). *Bulletin of the Kabardino-Balkarian state. un-ta. (Ser. "Technical Sciences"*, Nal'chik: KBGU. 2000; 4: 9-11. (In Russ)
21. Geniev G. A., Kissjuk V.N., Tjupin G.A. Teorija plastichnosti betona i zhelezobetona [The theory of plasticity of concrete and reinforced concrete]. М.: *Strojizdat*, 1974; 316. (In Russ)

Сведения об авторах:

Журтов Артур Владимирович, кандидат технических наук, старший преподаватель кафедры строительного производства; zhurtovartur@mail.ru

Хежев Толя Амирович, доктор технических наук, профессор, директор института архитектуры, строительства и дизайна, заведующий кафедрой строительного производства; hejev_tolya@mail.ru

Хаджишалапов Гаджимгомед Нурмагомедович, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой технологии и организации строительного производства; yarus-x@mail.ru

Карданов Аслан Адамович, аспирант кафедры строительного производства; aslan_kardanov_95@mail.ru

Шогенцуков Мартин Анзорович, магистрант кафедры строительного производства; zhurtovartur@mail.ru

Information about the authors:

Artur V Zhurtov, Cand. Sci. (Eng.), Senior Lecturer of the Department of Construction Production; zhurtovartur@mail.ru

Tolya A. Khezhev, Dr. Sci. (Eng.), Prof., Director of the Institute of Architecture, Construction and Design, Head of the Department of Construction Production; hejev_tolya@mail.ru

Gadzhimagomed N. Khadzhisshalapov, Dr. Sci. (Eng.), Prof., Head of the Department of Technology and Organization of Construction Production; yarus-x@mail.ru

Aslan A. Kardanov, Post-graduate Student, Department of Building production; aslan_kardanov_95@mail.ru

Martin A. Shogentsukov, Master Student, Department of Building production; zhurtovartur@mail.ru

Конфликт интересов/Conflict of interest.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов. The authors declare no conflict of interest.

Поступила в редакцию/ Received 17.01.2022.

Одобрена после рецензирования/ Revised 15.02.2022.

Принята в печать/Accepted for publication 15.02.2022.